

## 東京理科大学「火災安全科学研究拠点」

### ■ 研究成果概要報告書

研究課題		大規模ファサード火災からの放射熱の測定方法及び推定アルゴリズムの構築のための実験的研究	実施年度 平成 30 年度
研究代表者	所属	韓国火災保険協会	
	氏名	申 易澈	
	問合せ先メールアドレス	shinyichul@gmail.com	
受入担当責任者	氏名	大宮 喜文	
<p><b>1. 研究の背景および目的</b></p> <p>最近、韓国では堤川のスポーツセンター（死亡 29 人、負傷 37 人）及び密陽の世宗病院（死亡 51 人、負傷 141 人）など、重大火災が発生している。また、2010 年釜山のウシンゴールデンスイート火災から継続的に問題になったファサード火災に対する対応が喫緊の課題となっている。ファサード火災は多くの熱や煙が垂直方向へ速く伝播され建物の上層部在室者の避難が困難になる可能性が高い。一方で、ファサード火災から発生する放射熱によって隣接する建物へ燃焼拡大になる危険性を内包している。これらのファサード火災の危険性が顕在化した事例は、2015 年に発生した議政府アパート火災（死亡 5 人、負傷 125 人）である。当時ピロティ構造の建物の駐車場で発生した火災は建物の空間的特徴により、天井に沿った火炎の影響によりファサード火災に発展し、隣接する建物へ延焼拡大し、3 棟の建物が火災被害受け、重大な人命及び財産被害を発生した。また、国際的にも、英国グレンフェルタワーの火災事例の後、ファサード火災の危険性に関する認識が高まり、ヨーロッパやアジアの国家を中心に、国際標準である ISO 13785-2 の改訂作業を進めている。改正の主な内容は火源の設定及び熱流計の代わりに Plate Thermometer を使用する案について議論している。更に、ファサード火災時に発生する放射熱により、隣接する建物が受ける熱的影響を簡易的に評価できる手法について標準の制定作業が行っている。</p> <p>したがって、本研究では、ISO 13785-2 ファサード火災試験装置を使用した実験を行い、Plate Thermometer の水冷式熱流計代替の可能性について検討し、ファサード火災発生時の放射熱によって対向壁が受ける熱的影響の簡易評価手法の検証実験を実施する。また、開口アスペクト比が 1 から 4 までの条件で対向壁までの距離を変化して実験を行う。その結果を用い開口アスペクト比が 1 から 4 までの条件で壁面が受ける放射熱と対流熱の割合を調査し、最終的に簡易評価手法を改良することを目的とする。</p>			

## 2. 利用施設及び利用日

排煙フード、流量計、データロガー、ガスバーナー、熱流計、熱電対（2018年7月2日～7月13日）

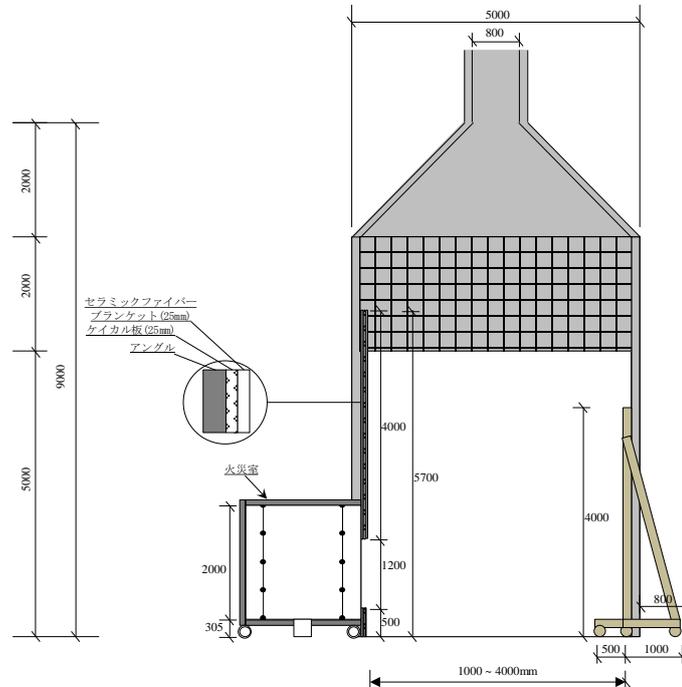


図1. 実験施設-ISO 13785-2

## 3. 実験方法・研究成果、および考察（申請時の計画に対する達成度合いも含む）

※継続課題の場合は、前年度との関係性、進展度合いについても記載すること。

### 3. 1 実験方法

着火後の燃焼チャンバの火災性状が燃料支配型火災から換気支配型火災に転換され、これにより、燃焼チャンバ内の火炎は開口を介して外部へ噴出し、ファサード火災へ発展する。この時、発生したファサード火災によって、図2に示すように、建築物の外壁面と対向壁に及ぼす放射熱の影響を定量的に把握するため実験を行う。図3は、本研究に使用するISO 13785-2 ファサード火災の実験装置の概要図である。

実験は火源としてガスバーナーを使用する。実験の測定項目は図4に示したように温度と熱流束である。温度は燃焼チャンバ内と開口、壁面、対向壁面の温度を測定する。また、熱流束は外壁面及び対向壁面で測定する。

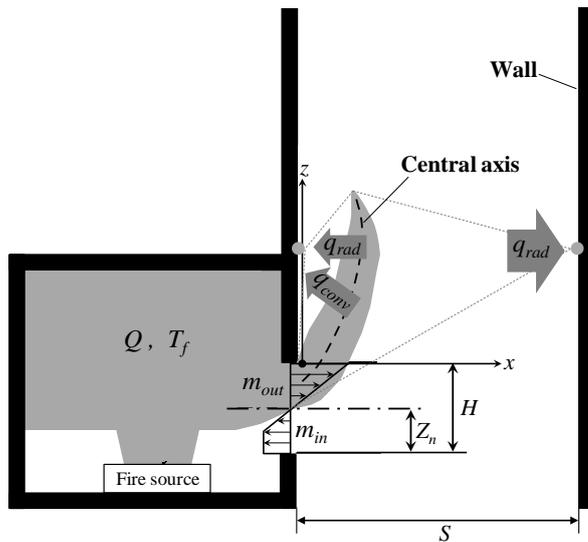


図2 ファサード火災からの放射熱の影響

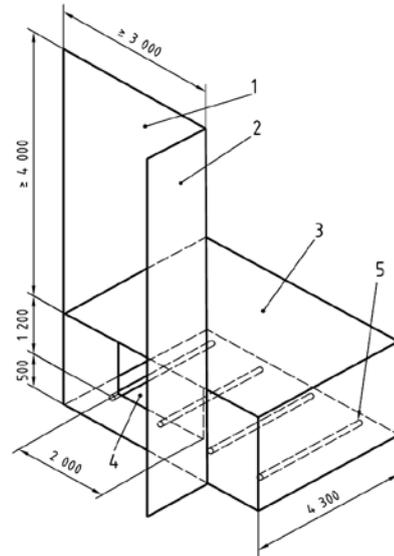


図3 ISO 13785-2 (単位: mm)

実験条件を表1に示す。本実験は開口アスペクト比が1から4の条件で壁面から対向壁までの距離を1~4mで変化させる。その結果を考察し、噴出火炎と壁面との間で発生する対流熱及び放射熱の割合を算出し、図5の放射熱の簡易評価手法の信頼性を検討する。また、Plate Thermometerの実効性を検証するために、Plate Thermometerを用いて熱流計と同じ位置で放射熱を測定し、その結果を比較して代替の可能性について検討する。

表1. 実験条件

区分	火源 1800AH <sup>1/2</sup>	開口条件 (B×H) (アスペクト比)	隣接壁との距離 (S)
case 1	900.00	500mm×1000mm (n=1)	1000mm
case 2			2000mm
case 3			3000mm
case 4			4000mm
case 5	1800.00	1000mm×1000mm (n=2)	1000mm
case 6			2000mm
case 7			3000mm
case 8	1287.98	1000mm×800mm (n=2.5)	4000mm
case 9			1000mm
case 10			2000mm
case 11			3000mm
case 12	987.15	1000mm×670mm (n=3)	4000mm
case 13			1000mm
case 14			2000mm
case 15			3000mm
case 16	636.40	1000mm×500mm (n=4)	4000mm
case 17			1000mm
case 18			2000mm
case 19			3000mm
case 20			4000mm

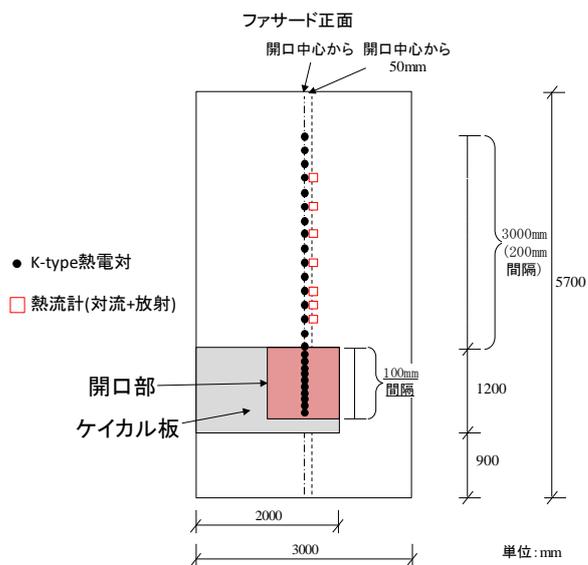


図4. 実験の測定項目

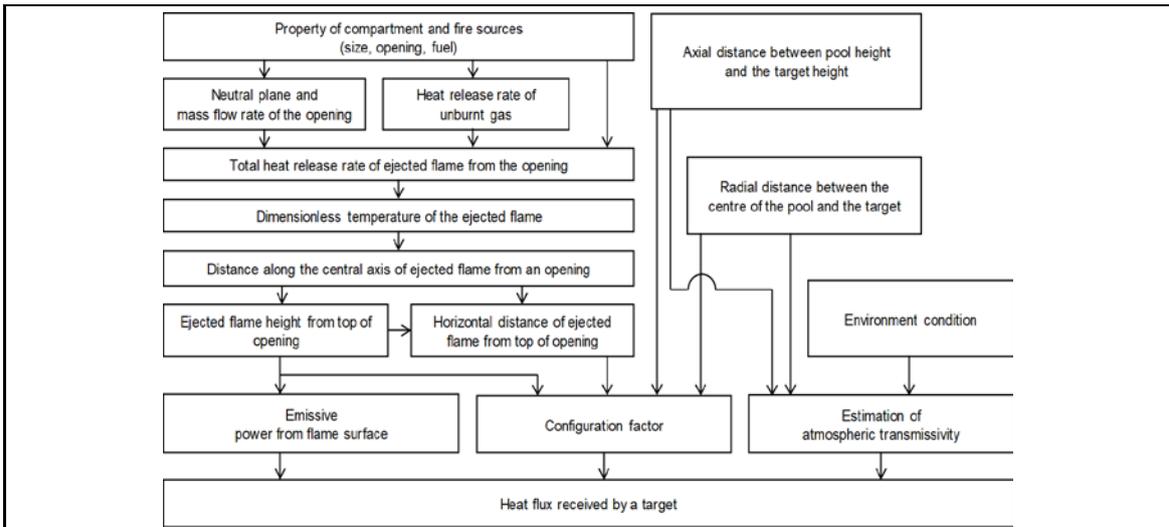


図5. 放射熱の簡易評価手法

### 3. 2 実験結果

#### 1) 燃焼チャンバの温度

図6に時間変化に伴う火災室の平均温度 ( $T_F$ ) を示した。グラフは、火災室設置した8つの熱電対で測定した温度結果を平均した。その結果、温度は火源の着火後、急激に増加する傾向を示し、約100秒を基点で温度上昇曲線が緩やかになった。以後、約1200°Cで準定常状態になる傾向が見られた。

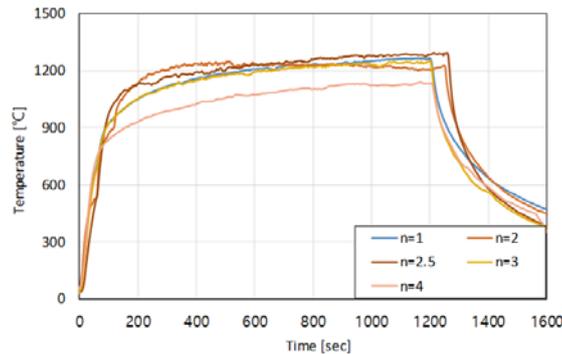


図6. 燃焼チャンバの温度

#### 2) 外壁面の温度分布

図7に外壁面の温度分布 ( $\Delta T_F$ ) と開口部の上部からの高さ ( $z$ ) の関係を示した。全体ケースについて1mからの温度分布が減衰する傾向が見られた。各条件により温度差に対して高0m~1mの場合、噴出火炎が直接与える領域として、アスペクト比によって温度差が明確に現れた。全ての実験条件で高さ約1m以上の領域で温度勾配が $z^{-1}$ に比例して減衰する傾向が見られた。

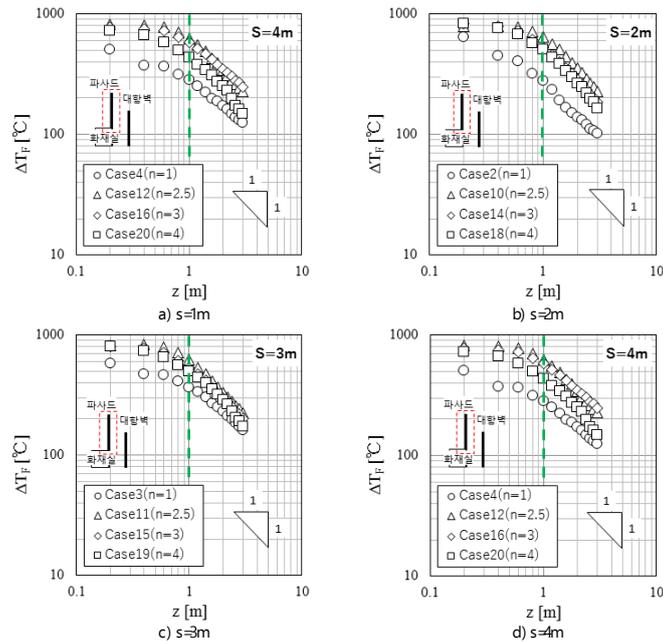


図 7. 外壁面の温度分布

### 3. 3 放射熱の放射熱の簡易評価

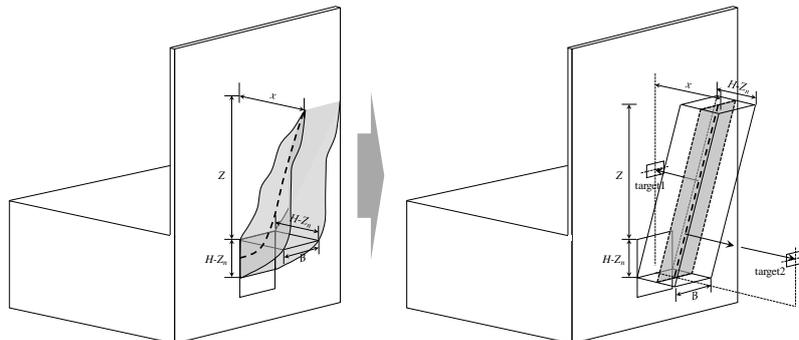
#### 1) 開口噴出火炎の形状

開口噴出火炎の形状は、式 1 の開口部の縦横比、すなわちアスペクト比によって決定される。

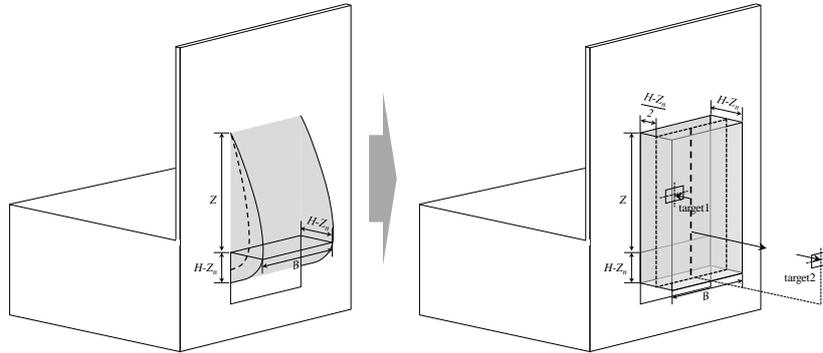
$$n = \frac{B}{(H - Z_n)} \quad (1)$$

$$Z_n = \frac{H}{1 + (T_f / T_\infty)^{1/3}} \quad (2)$$

図 8 は、従来の研究<sup>1,2)</sup>の結果をもとに開口アスペクト比に応じた噴出火炎の形状を示したものである。開口部から噴出した火炎の形状を正方形柱形状であると仮定した。噴出火炎の底面は、開口部の中性帯の高さに位置すると仮定した。



a) 開口アスペクト比5 以下の条件



b) 開口アスペクト比5以上の条件

図8. 開口噴出火炎の形状

2) 開口噴出火炎の総発熱速度

開口部から噴出された火炎の発熱速度は、区画から噴出される火炎の熱量と区画から未燃焼ガスが外部に放出され、外気と会って燃焼するカロリーの合計で導出できる。

2. 1) 開口部からの放出されるガス流量

流量算出の際、火源の熱分解により、排出される気体の流量は、開口部に流動される空気量に比べて非常に少ないので無視する。開口部の質量流量は、式3によって計算される<sup>3,4,5,6)</sup>。

$$m_{in} = m_{out} = 0.5A\sqrt{H} \quad (3)$$

2. 2) 開口部からの火炎の発熱速度

開口部から噴出されたガスの発熱速度は、区画室の内部の温度と開口部からの質量流量を利用して、式4によって算出する。

$$Q_e = c_p m_{out} \Delta T_f \quad (4)$$

2. 3) 未燃焼ガスの発熱速度

区画内で開口部を介して火炎が噴出される限界発熱速度  $Q_{verit}$  は式5によって算出する<sup>7)</sup>。火災が換気によって制御されている場合、区画内で未燃焼ガスが発生し、このガスは、開口部に排出され、外部の酸素と出会い燃焼することになる。未燃焼ガスの発熱速度  $Q_f$  は式6によって計算される<sup>1)</sup>。

$$Q_{verit} = 150A_T^{2/5} \left( A \sqrt{\frac{B}{n} + Z_n} \right)^{3/5} = 150A_T^{2/5} (A\sqrt{H})^{3/5} \quad (5)$$

$$Q_f = \Delta H m_b - 150A_T^{2/5} (A\sqrt{H})^{3/5} \quad (6)$$

2. 4) 開口噴出火炎の総発熱速度

開口噴出火炎の総発熱速度  $Q_{ef}$  は噴出される火炎の熱量と未燃焼ガスの熱量の合計した式 7 によって計算できる。

$$Q_{ef} = Q_e + Q_f \quad (7)$$

### 3) 開口噴出火炎の中心軸無次元温度

開口噴出火炎の温度分布は大きく図 9 に示すよう火炎領域と間欠火炎領域に区分される。火炎領域の温度は 1093 K であり、間欠火炎領域は 977 K と仮定する<sup>9,10)</sup>。

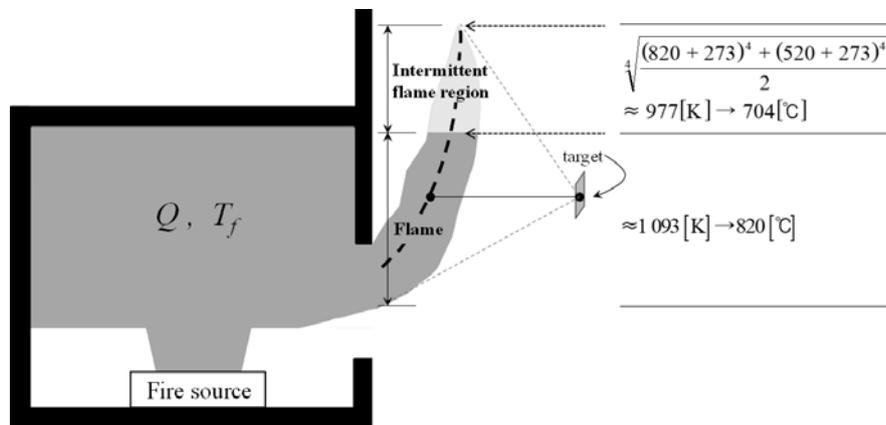


図 9. 開口噴出火炎の温度設定

#### 3. 1) 開口アスペクト比 5 未満の条件

開口アスペクト比が 5 未満の条件がで噴出火炎の中心軸温度を無次元化した  $\Theta$  は式 8 によって計算する<sup>2)</sup>。

$$\Theta = \frac{\Delta T_e r_0^{5/3}}{\left( \frac{T_\infty Q_{ef}^2}{c_p^2 \rho_e^2 g} \right)^{1/3}} \quad (8)$$

パラメータ  $r_0$  は区画の長方形の開口部の面積に応じた等価半径である。このパラメータは、区画開口と同じ面積を持った円形開口の半径で式 9 で計算する。

$$r_0 = \sqrt{\frac{B(H - Z_n)}{\pi}} \quad (9)$$

#### 3. 2) 開口アスペクト比 5 以上の条件

開口アスペクト比が 5 以上の条件がで噴出火炎の中心軸温度を無次元化した  $\Theta$  は式 10 で計算する。

$$\Theta_l = \frac{\Delta T_e (H - Z_n)}{\left( \frac{T_\infty (Q_{ef} / B)^2}{c_p \rho_e^2 g} \right)^{1/3}} \quad (10)$$

#### 4) 開口噴出火炎の高さ

本研究では、開口噴出火炎の高さを算定する際、安全値を考慮して、火炎の中心軸の長さを高さとして計算した。

##### 4. 1) 開口アスペクト比 5 未満の条件

開口アスペクト比が 5 未満の条件がで開口噴出火炎の中心軸の長さ  $z'$  は式 11~13 によって計算できる。

$$z' = (-4 \ln(2\Theta))^{5/4} r_0 - \Delta z \quad (11)$$

$$\Delta z = 0,04 Q_{ef}^*{}^2 r_0 \quad (12)$$

$$Q_{ef}^* = \frac{Q_{ef}}{c_p \rho_\infty T_\infty g^{1/2} r_0^{5/2}} \quad (13)$$

##### 4. 2) 開口アスペクト比 5 以上の条件

開口アスペクト比が 5 以上の条件がで開口噴出火炎の中心軸の長さ  $z'$  は式 14~16 によって計算できる。

$$z' = (-4 \ln(2\Theta_l))^{5/4} (H - Z_n) - \Delta z_l \quad (14)$$

$$\Delta z = 0,04 Q_{l,ef}^*{}^2 (H - Z_n) \quad (15)$$

$$Q_{l,ef}^* = \frac{Q_{ef} / B}{c_p \rho_\infty T_\infty g^{1/2} (H - Z_n)^{3/2}} \quad (16)$$

#### 5) 開口部の上部から噴出炎の水平距離

開口部の上部から噴出された火炎の水平距離は図 8 に示すように、開口部の火炎噴出面の高さの半分であると仮定して、式 17 によって計算される。

$$x = \frac{H - Z_n}{2} \quad (17)$$

#### 6) 対向壁の熱流束

上記の計算結果をもとに、最終的に開口噴出火炎からターゲットが受ける熱流束は、式

18 によって算出される。

$$\Phi_{rad} = \varepsilon\sigma \sum_{i=1}^n F_i T_i^4 \quad (18)$$

実験による測定値と評価法による計算値を比較した結果を図 10 にまとめた。横軸は、外壁と対向壁の離隔距離であり、縦軸は開口噴出火炎からの熱流束である。熱流束は、離隔距離が近づくにつれて形係数が大きくなるため、数値が増加することが分かった。すべての実験条件で実験値と計算値が概ね一致する傾向が見られた。本結果から、隣接する建物での火災拡大の危険性評価法の信頼性が検証され、今後の建築物の設計時の簡易評価法として活用可能と判断される。

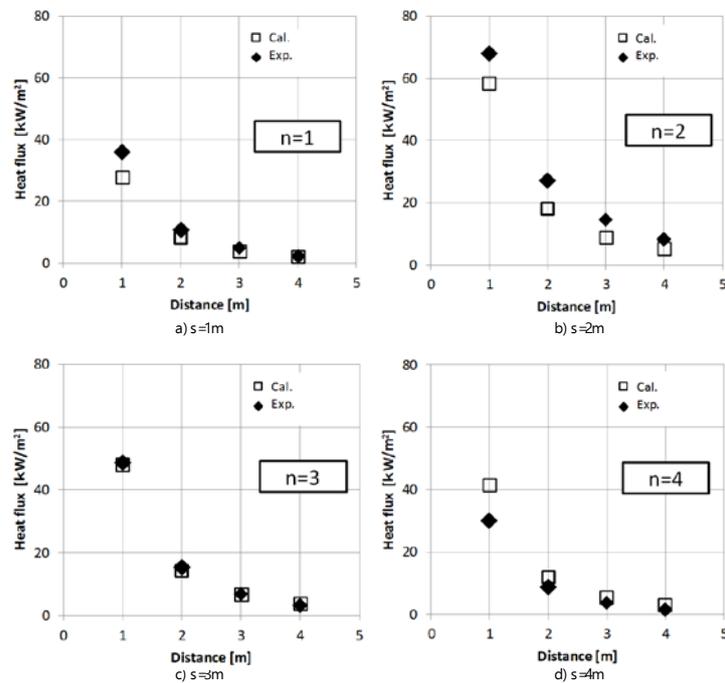


図 10. 実験値及び計算値の比較

### 3. 4 Plate Thermometer 及び熱流計の放射熱の測定結果の比較

#### 1) Introduction

It was found from KICT that durability of total heat flux meter has a problem during the Façade test. When total heat flux meter is exposed to fire for long such as façade test, most of them used are break down. It is motivated to seek alternative technology for measuring heat flux having better durability than normal total heat flux meter.

In this study, plate thermometer is used to check its measurement performance as alternative heat flux measuring technology. The large scale façade test is prepared for measuring and

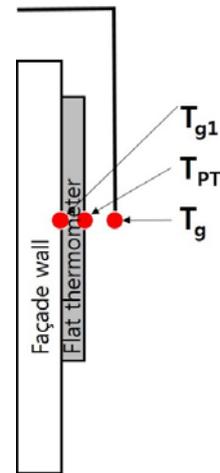
estimating radiant heat flux on the façade face and wall which is few meter apart from façade, and the test was performed in Tokyo University of Science (TUS).

## 2 ) Test method and set-up

The total heat flux meters were substituted by the plate thermometers according to EN 1363-1. Plate thermometers were used along with the total heat flux meter. Each plate thermometer was accompanied by stainless steel sheathed thermocouple (type K). Figure 1 shows instrumentation of the heat flux meter. The plate thermometer is comprise of 3 thermocouples as shown in Fig. 2.  $T_g$  ,  $T_{PT}$ ,  $T_{g1}$  measures gas temperature, surface temperature on the plate thermometer, temperature between plate thermometer and wall, respectively.



**Figure 1 Installation of plate thermometer on the façade and wall apart from facade**



**Figure 2 Instrumentation of the heat flux meter**

By use of temperature from  $T_g$  ,  $T_{PT}$ ,  $T_{g1}$ , the incident radiation,  $\dot{q}_{inc}$ , calculated according to<sup>19,20)</sup>

$$\dot{q}_{inc}'' = \sigma T_{PT}^4 - \frac{1}{\varepsilon_{PT}} \left[ h_{PT}(T_g - T_{PT}) + K(T_1 - T_{PT}) - C \frac{dT_{PT}}{dt} \right] \quad (1)$$

Where

$T_g$  gas temperature, in K

$T_{g1}$  temperature between PT and façade, in K

$T_{PT}$  temperature of PT (steel plate), in K

$$\frac{dT_{PT}(t_i)}{dt} \approx \frac{T_{PT i+1} - T_{PT i-1}}{2 \cdot \Delta t}$$

Derivative of  $T_{PT}$  approximated by Centred Differencing

Formula

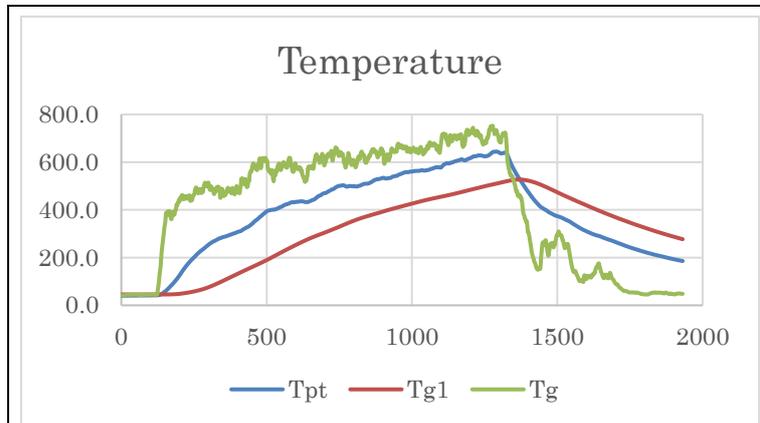
$T_1 = w_1 \cdot T_{g1} + w_2 \cdot T_{PT}$	$w_1 = 0.5$
$\Delta t = 1 \text{ min} = 60 \text{ s}$	time period
$\sigma = 5.67E-08 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$	Stefan-Boltzmann constant
$\varepsilon_{PT} = 0.77$	emissivity of stainless steel (0.7 mm plate)
$h_{PT} = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$	convection heat transfer coefficient
$K = 40 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$	thermal conduction coefficient
$C = 3548.96 \text{ J}/(\text{m}^2\text{K})$	heat capacity

The incident radiation calculated from equ. (1) is then compared with radiation directly taken from total heat flux meter.

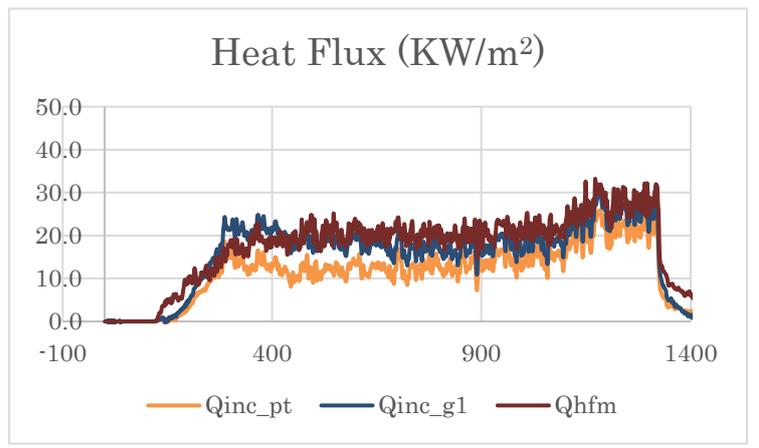
### 3 ) Results

In order to check the performance of the plate thermometer, results are only shown when  $n=3$ .

Figure 3 shows (a) temperature of the plate thermometer and (b) heat flux calculated from temperatures taken from plate thermometer and heat flux measured from total heat flux meter at height of 600 mm from top of the opening on facade. Here,  $Q_{inc\_pt}$ , corresponds to heat flux calculated by  $T_g$  and  $T_{PT}$ ,  $Q_{inc\_g1}$  corresponds to heat flux calculated by  $T_g$  and  $T_{g1}$ ,  $Q_{hfm}$  is heat flux measured from total heat flux meter. It is found that heat flux between plate thermometer and total heat flux meter doesn't shows big deviation.

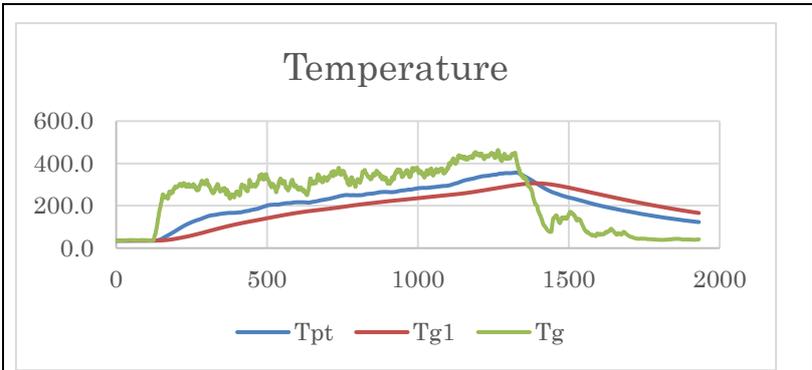


a. Temperature of the plate thermometer

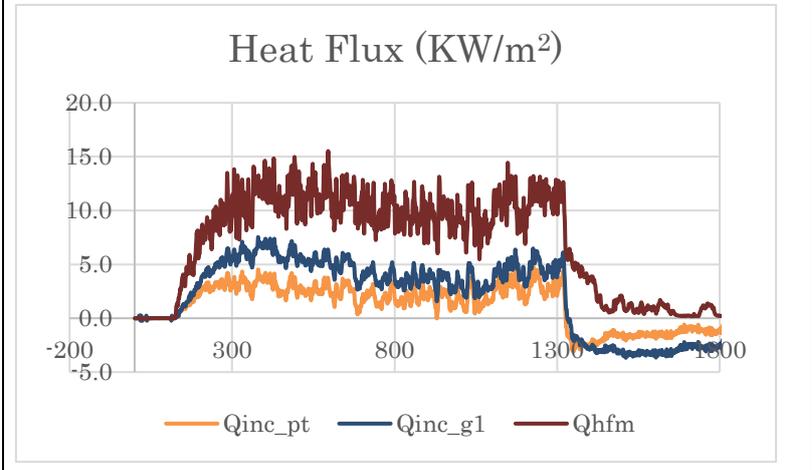


b. Heat flux comparison between the plate thermometer(Qinc\_pt, Qinc\_g1) and total heat flux meter(Qhfm)

**Figure 3 Temperature of the plate thermometer and heat flux from plate thermometer and total heat flux meter at height of 600 mm from top of the opening on façade**



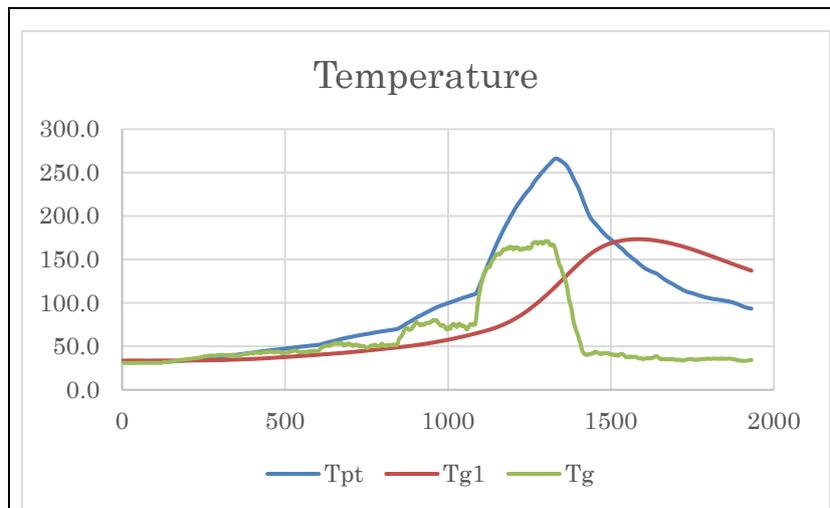
a. Temperature of the plate thermometer



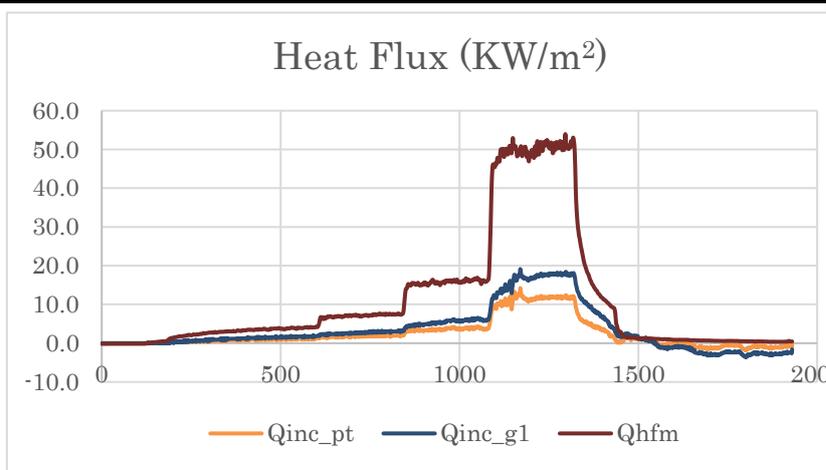
b. Heat flux comparison between the plate thermometer( $Q_{inc\_pt}$ ,  $Q_{inc\_g1}$ ) and total heat flux meter( $Q_{hfm}$ )

**Figure 4 Temperature of the plate thermometer and heat flux from plate thermometer and total heat flux meter at height of 1600 mm from top of the opening on façade**

Figure 4 shows (a) temperature of the plate thermometer and (b) heat flux calculated from temperatures taken from plate thermometer and heat flux measured from total heat flux meter at height of 1600 mm from top of the opening on facade. Heat flux from total heat flux meter shows about  $10 \text{ kW/m}^2$ , while averaged heat flux calculated from plate thermometer shows approximately  $5 \text{ kW/m}^2$ . It means that heat flux measured from total heat flux meter is 2 time larger than that calculated from plate thermometer.



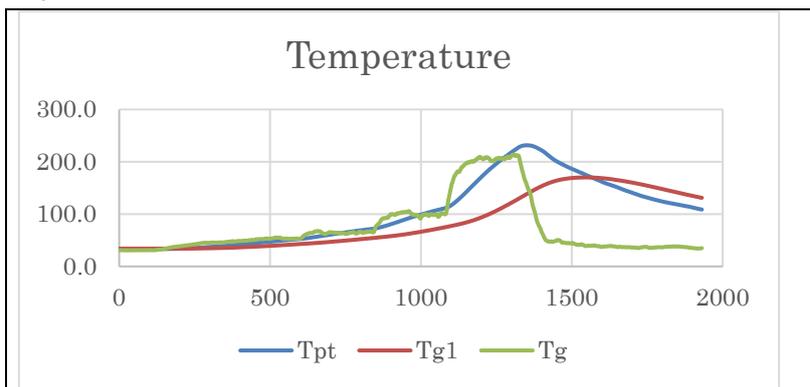
a. Temperature of the plate thermometer at height of 600 mm from top of the opening on façade



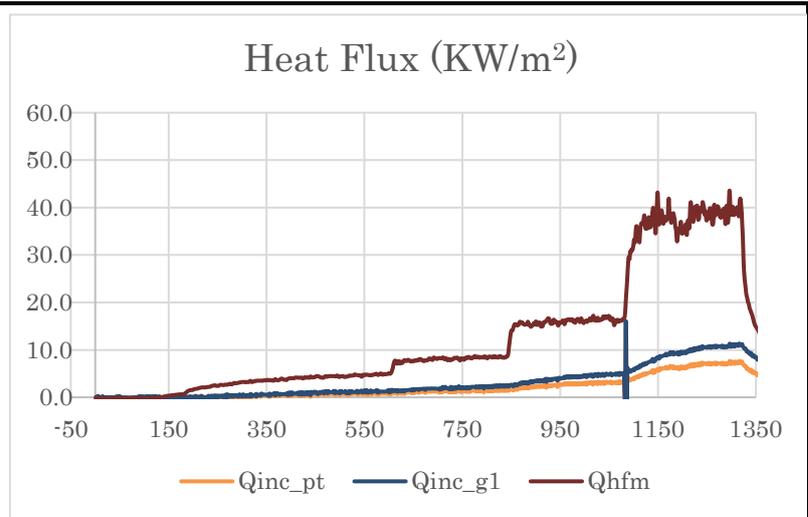
b. Heat flux comparison between the plate thermometer(Qinc\_pt, Qinc\_g1) and total heat flux meter(Qhfm)

**Figure 5 Temperature of the plate thermometer and heat flux from plate thermometer and total heat flux meter at wall at same height to top of the opening on façade**

Figure 5 shows (a) temperature of the plate thermometer and (b) heat flux calculated from temperatures taken from plate thermometer and heat flux measured from total heat flux meter at wall apart from façade. It is located at same height to top of the opening on façade. Heat flux from total heat flux meter shows about 50 kW/m<sup>2</sup>, while averaged heat flux calculated from plate thermometer shows less than 20 kW/m<sup>2</sup>.



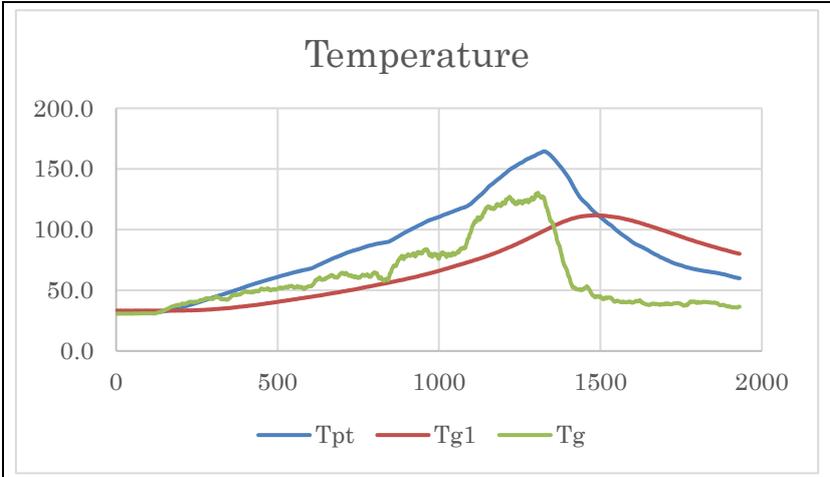
a. Temperature of the plate thermometer



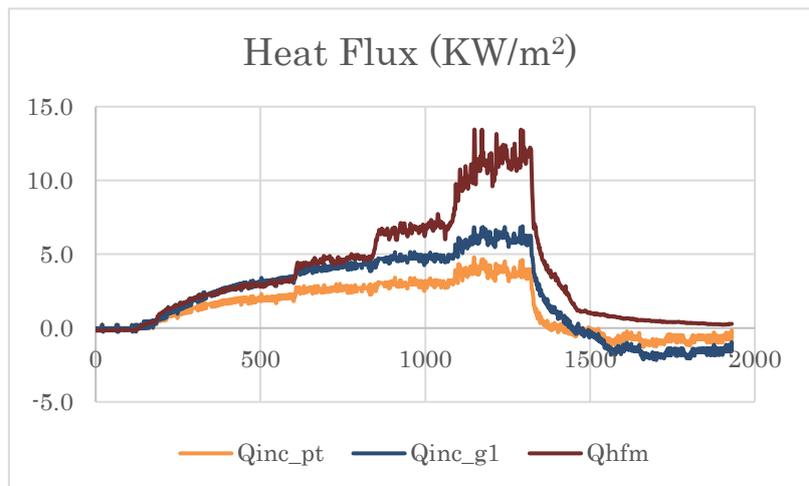
b. Heat flux comparison between the plate thermometer(Qinc\_pt, Qinc\_g1) and total heat flux meter(Qhfm)

**Figure 6 Temperature of the plate thermometer and heat flux from plate thermometer and total heat flux meter at wall at height of 600 mm from top of the opening on façade**

Figure 6 shows (a) temperature of the plate thermometer and (b) heat flux calculated from temperatures taken from plate thermometer and heat flux measured from total heat flux meter at wall apart from façade. Plate thermometer is located at 600mm above the opening on façade. It shows very big deviation in heat flux between plate thermometer and total heat flux meter.



a. Temperature of the plate thermometer



b. Heat flux comparison between the plate thermometer(Qinc\_pt, Qinc\_g1) and total heat flux meter(Qhfm)

**Figure 7 Temperature of the plate thermometer and heat flux from plate thermometer and total heat flux meter at height of 1600 mm from top of the opening on façade**

Figure 7 shows (a) temperature of the plate thermometer and (b) heat flux calculated from temperatures taken from plate thermometer and heat flux measured from total heat flux meter at wall apart from façade. Plate thermometer is located at 1600mm above the opening on façade Heat flux from total heat flux meter shows about 10 kW/m<sup>2</sup>, while averaged heat flux calculated from plate thermometer shows about 5 kW/m<sup>2</sup>. Heat flux measured from total heat flux meter is almost double as compare to heat flux calculated from plate thermometer.

#### 4 ) Conclusion

The plate thermometer was installed in the real scale façade experiment to compare heat flux measured form total heat flux meter. Results shows that heat flux calculated from the plate thermometer has big deviation as compare to that directly measured from total heat flux meter. It should be investigated what parts has to be improved in the plate thermometer to get better accuracy. Therefore, it would be better to check its performance in small scale heat flux measuring facility in this year. After getting reasonable accuracy in small scale facility, performance of the plate thermometer will be checked again in large scale test.

#### References

[1] Ohmiya Y., Shin Y.C., Noaki M., Kang S.G., Temperature Distribution in the Vicinity of Vertical

- Wall on Opening Fire Plume Ejected from Horizontal Opening, Architectural Institute of Japan, Vol. 81 No. 730, pp. 1055-1063, 2016 (in Japanese).
- [2] Yokoi S., Study on the Prevention of Fire-Spread Caused by Hot Upward Current, BRI Report No. 34, Building Research Institute, Ministry of Construction, Japan, 1960
- [3] Rockett J.A., Fire Induced Gas Flow in an Enclosure, Combustion Science and Technology, 12, pp. 165-175, 1976
- [4] Thomas P.H., Heselden A.J.M., Fully Developed Fires in Single Compartments, Fire Research Note No. 923, Fire Research Station, Borehamwood, UK, 1972
- [5] Kawagoe K., Fire Behaviour in Rooms, Report of the Building Research Institute, No.27, Building Research Institute, Ministry of Construction, Japan, 1958
- [6] Thomas P.H., Heselden A.J.M., Fully Developed Fires in Single Compartments, CIB Report No. 20, A Co-operating Research Programme of the Conseil International du Batiment, Joint Fire Research Organization Fire Research Note 923/197.
- [7] Ohmiya Y., Hori Y., Properties of external Flame Tanking into Consideration Excess Fuel Gas Ejected from Fire Compartment, Architectural Institute of Japan, No. 545, pp. 1-8, 2001 (in Japanese).
- [8] M. Law, Structural Engineering, 61A, 1, p. 25 (1983).
- [9] Lin C.Y., Sugahara S., Naruse T., Emergence-limit of Flamnes from a Compartment Opening-A Thought on Some Experimental Results, No. 419, pp. 163-168, 1991 (in Japanese).
- [10] Hasemi Y., Tokunaga T., Flame Geometry Effects on the Buoyant Plumes from Turbulent Diffusion Flames, Fire Science and Technology, Vol. 4 No. 1, pp. 15-26, 1984
- [11] Hagglund B., Jansson R., Onnermark B., Fire Development in Residential Rooms after Ignition from Nuclear Explosions, FOA Report C20016-D6(A3), 1974
- [12] Jansson R., Onnermark B., Fire Development in Residential Rooms after Nuclear Explosions, FOA Report C20445-A3, 1982
- [13] Walton W.D., Thomas P.H. and Ohmiya Y., Estimating Temperatures in Compartment Fires, Chapter 30, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering (Ed. Hurley J. M.), 5th Edition, Society of Fire Protection Engineers, pp. 996-1023, 2016
- [14] Recommendations for Design Fire Loads and Fire Actions in Buildings, Architectural Institute of Japan, pp. 130- 138, 2013
- [15] Heskestad, G., Flame heights of Fuel Arrays with Combustion in Depth, Fire Safety Science Proceedings of the 5th International Symposium, pp. 427-438, 1997
- [16] AIJ Recommendations for Fire Resistant Design of Steel Structures, Architectural Institute of Japan, 2017
- [17] ISO 13785-2:2002, Reaction-to-fire tests for façades – Part 2: Large-scale test
- [18] JIS A 1310:2015, Test method for fire propagation over building facades
- [19] Wickström, U., HEAT TRANSFER IN FIRE TECHNOLOGY, Luleå University of Technology,

Luleå, DRAFT 26 August 2015.

[20] Andreas Häggkvist, The Plate Thermometer as a Mean of Calculating Incident Heat Radiation - A practical and theoretical study, Department of Civil, Mining and Environmental Engineering, Luleå University of Technology, Luleå, 2009.

#### 4. 今後の展望（今後の発展性、見込み等についても記述）

本研究では、ISO 13785-2 ファサード火災試験装置を使用した実験を行い、Plate Thermometer の水冷式熱流計代替の可能性について検討し、ファサード火災発生時の放射熱によって対向壁が受ける熱的影響の簡易評価手法の検証実験を実施した。

実験結果を考察した結果、隣接する建物での火災拡大の危険性評価法の信頼性を確認し、今後の建築物の設計時の簡易評価法として活用可能と判断される。

#### 5. 成果の公表状況（学会への発表、学術誌への投稿等を記述。予定も含む）

研究結果の学会発表成果

- 申易澈、建築物の外壁火災時の熱流束の推定メカニズムに関する実験的研究、韓国火災消防学会、2018
- 申易澈、朴桂源、建築物の火災時の開口噴出火炎からの熱流束危険性推定標準に関する研究、韓国標準学会、2018

#### 6. 経費の使用状況

消耗品費・会議費・印刷費等		旅費		人件費	
事 項	金額(円)	事 項	金額(円)	事 項	金額(円)
噴出火災実験区 画制作・実験補 助	199,800	7月4日～14日 4名 旅費 宿泊費	314,816 69,000		
小計	199,800	小計	383,816	小計	
東京理科大学 負担分 総計 583,616 円					
防災試験研究院 負担分 総計 583,616 円					

※スペースが足りない場合はページを増やしても構いません。

※上記5に記載された成果公表については、別刷1部をご提出願います。PDFファイル等の電子データでも構いません。

※本成果報告概要書に記載された内容は、本拠点の成果報告としてWeb等で公開されることをお含み置き下さい。

※本成果報告概要書と併せて、研究報告書を提出頂いても構いません。(フォーマットは問いません。)

※後日開催予定の成果講評会で使用されるプレゼンテーション用の電子ファイルについても提出願います。(学内での報告に使用)